

异步联网下直流频率调制及其参数对送端系统频率的影响

高原¹, 马宁宁¹, 王德林¹, 孙宁杰¹, 周鑫², 吴水军³, 和鹏²

(1. 西南交通大学 电气工程学院, 四川 成都 610031;

2. 云南电网有限责任公司电力科学研究院, 云南 昆明 650217;

3. 云南电力试验研究院(集团)有限公司, 云南 昆明 650217)

摘要:考虑原动机调速器及直流频率调制的作用, 基于直流潮流法以解析形式推导出在直流频率调制影响下送端系统的频率响应以及调频系统的阻尼比, 并在此基础上研究了直流频率调制参与调频及其调频参数对送端系统频率动态特性的影响。最后, 分析了异步联网条件下直流频率调制在参与含水电机组的送端系统中, 对系统频率变化特性的影响。选取实际云南电网楚穗直流输电工程对所提方法进行仿真, 仿真结果验证了直流频率调制抑制送端系统扰动频率峰值的有效性, 同时证明了其参与水电调频后可以维持送端系统频率的稳定性。

关键词:异步联网; 频率调制; 直流输电; 直流频率限制器; 阻尼比

中图分类号:TM 721; TM 761^{+.2}

文献标志码:A

DOI:10.16081/j.epae.201909053

0 引言

异步联网避免了短路电流水平超限、联络线功率低频振荡以及故障传递形成连锁反应等问题, 电网之间的直流隔离降低了功角失稳发生的可能性, 同时直流输电的快速可控性使弱交流系统在发生事故的情况下能够更快地得到功率支援, 提高系统运行的可靠性^[1-4]。异步联网后作为送端系统的云南电网, 其高频现象和超低频振荡现象的产生使得系统频率特性更为复杂, 频率稳定问题为送端系统稳控措施带来新的挑战^[5-9]。研究单侧频率限制器FLC(Frequency Limit Controller)参与系统调频的频率特性, 对于送端系统的安全稳定运行具有重要的参考价值。

文献[10-11]通过建立交流系统模型求得频率数值解和解析解, 对影响频率因素进行了分析, 但并没有考虑直流频率调制对系统的影响。文献[12]在文献[10]的基础上添加了柔性直流输电部分的数学模型并推导出送端系统频率的解析解。目前异步联网的电力系统中多采用FLC作为控制方法, 直流输电的快速可控性能够使系统在遭受扰动时, 通过FLC等控制设备进行快速功率调节, 抑制区域频率和联络线功率振荡^[13-15]。文献[5]明确了FLC在云南电网频率调控中的定位以及和其他设备配合调频的措施, 分析了FLC的动作特性, 为后续研究提供指导。文献[6]以云南电网为分析对象, 研究了水轮机调速器参数、负荷参数、旋转备用和直流FLC对于频

率稳定性的影响。研究表明影响异步互联后云南电网频率稳定的主要因素有调速器调差系数、水锤时间常数、负荷模型、直流FLC、系统旋转备用。文献[7]考虑不同扰动下云南电网频率稳定性, 并比较分析了不同控制策略组合对送端系统高频、低频现象的影响, 得出FLC和稳控切机、低频减载配合能够有效解决云南电网频率稳定问题的结论, 但没有进一步分析FLC参数对频率的影响。文献[8]参考实际工程参数, 对孤岛下FLC各参数灵敏度进行仿真分析, 结果显示FLC对于抑制孤岛送端系统的频率振荡现象有较好效果。文献[9]研究了交直流系统中机组一次调频死区和FLC死区的配合问题并提出了孤岛输电下放大一次调频死区并减小FLC死区以抑制孤岛送端系统频率超低频振荡的建议。

本文基于直流潮流法, 将水轮发电机及其调速器代数微分方程和系统网络方程进行线性化处理, 并考虑直流频率附加控制的简化模型, 得出送端系统发生负荷扰动时电网节点频率响应的频域解析式。对比分析有无直流频率调制参与的情况下系统频率的动态特性, 基于简化的送端系统模型得出了调速器调频系数、水锤效应时间常数、FLC增益比例系数等参数与调频系统阻尼比的关系解析式, 明确了各参数与调频系统阻尼比之间的内在关系, 并研究了在以水电为主的送端系统中加入直流频率调制后, 各调频参数对频率动稳态特性的影响。最后在云南电网中进行仿真, 分析了直流频率调制及上述因素对送端系统频率的影响。

1 基于直流潮流的异步联网送端系统频率响应解析模型

电网频率变化主要是由系统中有功功率的不平

收稿日期: 2018-10-11; 修回日期: 2019-08-16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51477143); 中国南方电网云南科技项目(K-YNKJXM-20160159)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51477143) and the Yunnan S&T project of China Southern Power Grid Corporation(K-YNKJXM-20160159)

衡所引起,因此在研究过程中可以忽略无功功率随电压的变化,着重研究有功功率和频率之间的关系^[16]。

对于弱送端大容量的送端系统(如云南电网),其对应的受端系统(如南方电网)的备用容量及稳控措施能够满足主网的安全稳定运行,相同直流故障下更容易造成送端系统高频问题,仅在弱送端系统单侧利用 FLC 参与调频^[5]。另一方面,由于解析形式下送、受端系统具有一定的复杂性,仅对启用直流 FLC 的送端系统进行建模分析。

1.1 同步水轮发电机的动态模型

忽略励磁及调节系统的影响,同步发电机的经典二阶模型为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta\delta_i}{dt} = \omega_0 \Delta\omega_i \\ M_i \frac{d\Delta\omega_i}{dt} = \Delta P_{Mi} - \Delta P_{Gi} - D_i \Delta\omega_i \end{cases} \quad (1)$$

其中, $i=1, 2, \dots, N$, N 为发电机节点总数; $\Delta\delta_i$ 、 $\Delta\omega_i$ 分别为第 i 号发电机的转子角增量和转子角速度增量; ω_0 为基准角频率,且有 $\omega_0=2\pi f_0$, $f_0=50$ Hz; M_i 、 D_i 分别为第 i 号发电机的转动惯量和阻尼系数; ΔP_{Mi} 、 ΔP_{Gi} 分别为第 i 号发电机的机械功率和电磁功率增量。

由于云南电网的水电比例达 70% 以上,发电机的原动机-调速器部分采用离心飞摆式,如附录中图 A1 所示。图中, ω 为发电机转速; ω_{ref} 为参考转速; K_s 为量测环节放大倍数,其也是调速器的调频系数; $\varepsilon=\pm 0.5K_s$ 为调速器死区; μ 为导水叶开度; μ_0 为导水叶开度初始值; $\Delta\mu$ 为导水叶开度增量; μ_{min} 和 μ_{max} 分别为导水叶开度的最小值和最大值; T_s 为伺服机构时间常数; K_d 、 K_β 分别为硬、软负反馈放大倍数; T_d 为软反馈时间常数; T_w 为水锤效应时间常数; K_{mH} 为发电机额定功率与系统基准容量之比。忽略该调速器中幅值限制等非线性环节,复频域下的简化传递函数为:

$$G_{govi}(s) = -\frac{K_{di}K_{mH}G_i(s)G_{wi}(s)}{1 + G_i(s)H_i(s)} \quad (2)$$

其中, $G_{wi}(s) = (1 - sT_{wi}) / (1 + 0.5sT_{wi})$; $G_i(s) = 1 / (sT_{si})$; $H_i(s) = K_{di} + (sK_{\beta}T_{di}) / (1 + sT_{di})$ 。

原动机调速器部分的增量方程可表述为:

$$\Delta P_M(s) = G_{gov}(s) \Delta\omega(s) \quad (3)$$

其中, $G_{gov}(s) = \text{diag}(G_{gov1}(s), G_{gov2}(s), \dots, G_{govN}(s))$; $\Delta\omega$ 为发电机转速增量; ΔP_M 组成的输入变量为发电机切机扰动。

1.2 系统网络方程

首先对网络中节点进行分类,可分为 N 个发电机节点、 M 个负荷节点及 S 个中间联络节点。通过导纳矩阵降阶得到不含联络节点的 $M+N$ 阶网络导纳矩阵。

由于直流潮流模型忽略了线路的电阻、充电电容及并联补偿等,对于一个含有 N 个发电机节点、 $M-N+1$ 个负荷节点的简化网络,其网络潮流增量方程为:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_G \\ \Delta P_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{GG} & B_{GL} \\ B_{LG} & B_{LL} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\theta \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中, ΔP_G 为发电机节点注入电磁功率增量,为 N 维列向量; ΔP_L 为负荷节点注入电磁功率增量,为 $M-N+1$ 维列向量; B 为电纳矩阵,下标 G 表示发电机,下标 L 表示负荷; $\Delta\delta$ 为发电机转子角增量,为 N 维列向量; $\Delta\theta$ 为负荷节点电压相角,为 $M-N+1$ 维列向量。

1.3 无直流频率调制时送端系统频率响应

将线性化后消去 $\Delta\theta$ 的网络方程式(4)回代至式(1)后可得系统状态矩阵:

$$\begin{bmatrix} s\Delta\delta \\ s\Delta\omega \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_0 I_N \\ -M^{-1}H & -M^{-1}D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta\delta \\ \Delta\omega \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ M^{-1} & -M^{-1}K \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta P_M \\ \Delta P_L \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中, $M = \text{diag}(M_1, M_2, \dots, M_N)$; $D = \text{diag}(D_1, D_2, \dots, D_N)$; I_N 为 N 阶单位矩阵; $H = B_{GG} - B_{GL}B_{LL}^{-1}B_{LG}$; $K = -B_{LD}B_{LL}^{-1}$; ΔP_L 组成的输入变量为切负荷扰动。

为了方便引入调速器的线性化方程并进一步考虑直流频率控制器的影响,在复频域下表示状态方程,由式(3)和式(5)消去状态变量 $\Delta\delta$ 和输入变量 ΔP_M 后得到发生负荷扰动情况下发电机节点的频率变化响应为:

$$\Delta\omega(s) = J_L(s) \Delta P_L(s) \quad (6)$$

其中, $J_L(s) = [Ms + D + (\omega_0/s)H - G_{gov}(s)]^{-1}K$ 。

由于直流频率调制选取的输入信号通常为电气量,如节点频率变化量,则引入节点的频率变化量并对其进行线性化表示,并且标么值下 $\Delta\omega_s = \Delta f_s$,则有:

$$\Delta\omega'_j = \frac{1}{\omega_0} \frac{d\Delta\theta_j}{dt} \quad j = N+1, N+2, \dots, M \quad (7)$$

其中, $\Delta\omega'_j$ 为第 j 个负荷节点的频率增量。

将式(4)代入式(7)消除变量 $\Delta\theta$ 可得:

$$\Delta\omega'(s) = \frac{s}{\omega_0} (B_{LL}^{-1} \Delta P_L(s) - B_{LL}^{-1} B_{LG} \Delta\delta(s)) \quad (8)$$

综合式(5)、式(6)和式(8)可得发生负荷扰动时负荷节点的频率复频域响应为:

$$\Delta\omega'(s) = [-B_{LL}^{-1} B_{LG} J_L(s) + (s/\omega_0) B_{LL}^{-1}] \Delta P_L(s) \quad (9)$$

1.4 直流频率调制下送端系统频率响应

当直流输电系统采用定功率控制和定电压控制时,系统无法直接参与系统调频。为了改善异步联网后送端系统的功频特性,常在输电线路的弱送端系统侧设置 FLC,使 FLC 与机组一次调频共同参与调频。直流频率调制控制器模型如图 1 所示^[17]。

图中, T_i 为一阶惯性环节时间常数,其也是 FLC 的滤波时间常数;忽略 FLC 中的积分环节, K_p 为增益

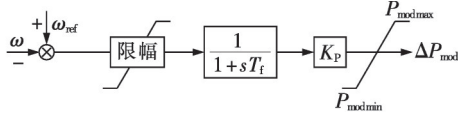


图1 直流频率调制控制器简化模型

Fig.1 Simplified model of DC frequency modulation controller

比例系数; ΔP_{mod} 为调制功率, P_{modmax} 、 P_{modmin} 分别为调制功率的最大值、最小值。有功功率-频率响应关系为:

$$\Delta P_{\text{mod}}(s) = Z_D(s) \Delta \omega(s) \quad (10)$$

其中, $Z_D(s) = \text{diag} \left(\frac{K_{p1}}{1+sT_{f1}}, \frac{K_{p2}}{1+sT_{f2}}, \dots, \frac{K_{pM}}{1+sT_{fM}} \right)$ 。

若第 $k(k=1, 2, \dots, M)$ 个母线没有连接直流输电线路,则 $Z_{Dk}(s) = \frac{K_{pk}}{1+sT_{fk}} = 0$ 。当送端系统发生 ΔP_L 的扰动,导致节点频率发生波动时,通过直流频率调制消耗的输送功率可以视为机组侧的负反馈,由式(9)、式(10)可得节点频率响应为:

$$\Delta \omega(s) = (I + Z_L(s) Z_D(s))^{-1} Z_L(s) \Delta P_L(s) \quad (11)$$

其中, $Z_L = -B_{LL}^{-1} B_{LG} J_L(s) + (s/\omega_0) B_{LL}^{-1}$ 。

2 直流频率调制对频率的影响

在频率响应解析式的基础上,代入典型参数值定量分析直流频率调制及其参数对频率的影响。

2.1 系统频率阶跃响应及极点分布对比

参考4机2区域系统发电机、调速器和线路的参数^[18],通过发电机及其调速器参数等值得到系统参数,并设置阶跃负荷扰动 $\Delta P_L(s) = 1/s$,将所得等值参数代入式(9)、式(11)。有无直流频率调制参与调频时的负荷节点频率阶跃响应如图2所示。图中, T_{p2} 、 T_{p1} 分别为有、无直流调制参与的频率偏差峰值时间; Δf_{d2} 、 Δf_{d1} 分别为有、无直流调制参与的频率偏差量。由图可知,直流频率调制参与调频后有效增加了系统阻尼且频率峰值,且超调量明显降低。

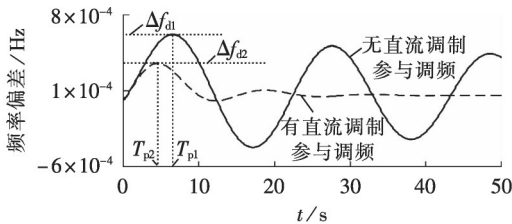


图2 系统频率阶跃响应

Fig.2 Step response of system frequency

有无直流频率调制参与调频的不同系统的极点分布,如附录中图A2所示。图A2中,直流调制参与后对应的衰减振荡的极点阻尼由0.028增加到0.252,超调量由91.6%降至44.2%,主导极点的衰减

系数也相应增加。可见,直流频率调制为系统衰减振荡过程提供了更多的正阻尼,减轻了水轮调速器水锤效应的负阻尼作用,有效减少了频率超调量,防止高频现象带来的危害。

3 直流频率调制参数对送端系统频率的影响

分析异步联网下直流频率调制参与调频后的系统频率响应及其极点分布情况,可以看出直流频率调制对系统阻尼、超调量等均产生了影响。考虑到一次调频中水轮调速器参数中水锤效应时间常数对于系统阻尼影响很大,同时 K_0 、 K_p 、死区等系数对于频率调节有重要作用,因此本节着重围绕调频参数进行分析。

3.1 送端系统频率稳态偏差分析

建立包括送、受端的两区域异步联网模型,如附录中图A3所示。图中, M_{sys} 为区域发电机的惯性总和; T_g 为调速器伺服时间常数;直流频率调制的输入信号选取发电机频率增量。

控制工程中,2阶系统的典型应用极为普遍,多数高阶系统的特性在一定条件下可用2阶系统的特性来表征,因此本节将上述模型简化为2阶系统分析参数对电网动态性能的影响。令阻尼系数 $D=0$,忽略送端系统二次调频。将调速器伺服部分简化为一阶惯性环节 $1/(1+sT_g)$ 。由于直流调制惯性响应时间极短,可忽略中间惯性环节,只计及比例增益系数对于调节功率的影响。根据系统框图得到频率增量表达式:

$$\Delta \omega(s) = \frac{-\Delta P_L(s)}{M_{\text{sys}} s - G_{\text{gov}}(s) + K_p} \quad (12)$$

其中, $\Delta \omega$ 为简化后转子角速度增量; G_{gov} 为简化后的传递函数。

由终值定理可得式(12)所示频率的静态偏差为:

$$\Delta \omega_{ss} = \frac{-\Delta P_L}{K_0 + K_p} = \frac{-\Delta P_L}{K_0} \quad (13)$$

由式(13)可知,当直流频率调制参与系统调频时, K_p 和 K_0 对频率稳态偏差造成影响, K_0 为二者之和; $\Delta \omega_{ss}$ 与 K_0 和 K_p 呈反比。

3.2 调频参数对频率动态特性的影响

由于 $T_g \ll T_\omega$,忽略极点 $s_{p2} = -1/T_g$ 与零点 $s_{z1} = 1/T_\omega$ 对系统的影响,由传递函数主导极点 $s_{p1} = -2/T_\omega$ 对调速器传递函数降阶。将下垂控制环节、调速器环节及直流FLC环节设置为前向通路,单位负反馈环节设置为反馈通路,送端系统开环传递函数为^[19]:

$$G_0(s) = \frac{\Delta \omega(s)}{\Delta P_L(s)} = \frac{0.5 K_p T_\omega s + K_0}{0.5 T_\omega M_{\text{sys}} s^2 + M_{\text{sys}} s} \quad (14)$$

送端系统闭环函数 $G = G_0 / (1 + G_0)$,表示为标准2阶形式,即:

$$G(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (15)$$

由此可得无阻尼振荡频率 ω_n 为:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{2K_0}{T_\omega M_{\text{sys}}}} \quad (16)$$

调频系统阻尼比 ζ 为:

$$\zeta = \frac{M_{\text{sys}} + 0.5K_p T_\omega}{\sqrt{2T_\omega M_{\text{sys}} K_0}} \quad (17)$$

考虑 $K_0=5\%$, $M_{\text{sys}}=26\text{ s}$, T_ω 的经验取值范围0.5~4 s, 则可得系统阻尼比 ζ 的变化趋势, 如附录中图A4所示。由图可见, T_ω 和 K_p 过小或过大均会造成 ζ 过大, 而过阻尼响应时间过长不利于系统稳定, 所以调制参数不宜均过小或过大。因此, 降低系统阻尼比有助于加快系统响应速度、降低超调量 σ 。同时, 在图中取值范围内, K_p 及 T_ω 在同时较小与同时较大的情况下, ζ 均为过阻尼, 同样不利于系统的快速稳定。

值得注意的是, 若水轮机传递函数为汽轮机传递函数, 在传递函数化简为式(15)的过程中不会产生闭环零点, 即水锤效应可为系统增加1个闭环零点, 使峰值提前并减小系统阻尼比 ζ , 增加超调量 σ 。且闭环零点 $s_z = -2K_0 / (K_p T_\omega)$ 越接近于0或 T_ω 越大, 作用效果越明显。而当系统阻尼比 $0 < \zeta < 1$ 时, 频率峰值超调量 σ 只与阻尼比 ζ 呈反比, 即:

$$\sigma = e^{-\pi\zeta} / \sqrt{1-\zeta^2} \quad (18)$$

综上, 水锤效应通过闭环零点、极点同时对系统产生影响: 其过小会导致送端系统过阻尼, 响应过慢; 过大将受闭环零点的影响导致阻尼比 ζ 过低, 超调量 σ 过大, 频率峰值过大并产生频率振荡。直流频率调制通过设置合理的增益比例系数可以提高系统阻尼比 ζ , 从而减小送端系统频率峰值, 有效解决小惯性电网送端系统的频率稳定问题, 防止由于高频切机所导致的连锁事故发生。本节从以下3个方面进行简化: 送端电网简化为“同一频率”; 机组侧简化为不包含其他负荷; 简化FLC积分环节。简化后所得的 ζ 、频率响应存在一定的误差, 因此需要在实际系统中对结论进行验证。

4 算例仿真

以2017年云南电网丰水期大方式情况下作为送端系统向广东输送有功功率 $1.64 \times 10^4 \text{ MW}$ 为例进行分析, 云—广高压直流输电工程示意图如图3所示。

云南电网中使用的反向频差复归型FLC模型如附录中图A5所示, 通常设置直流输电调节器的外环为附加控制, 该控制为小信号调制。图中, $\Delta f = f - f_{\text{ref}}$ 为系统频差; f_{ref} 为频率参考值; f_H 为频率死区; K_I 为

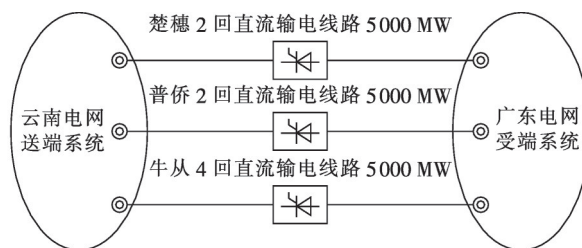


图3 云—广高压直流输电工程示意图

Fig.3 Diagram of Yunnan-Guangdong HVDC transmission project

积分环节系数; ΔP_{max} 和 ΔP_{min} 为直流频率调制上下限; ΔP_1 和 ΔP_2 为正负死区环节各自的功率输出值; P_{ref} 为功率输出参考值; x_1 、 x_2 为系统状态量。

当频差超过正向死区后, 直流调制功率可以描述为式(19), 反向死区同理。

$$\begin{cases} \frac{dx_1}{dt} = K_I (\Delta f - f_H) & 0 < x_1 < x_{1,\text{max}} \\ \Delta P_1 = K_p (\Delta f - f_H) + x_1 & 0 < \Delta P_1 < \Delta P_{\text{max}} \\ P_L = P_{\text{ref}} + \Delta P_1 \end{cases} \quad (19)$$

4.1 K_p 对频率的影响

上文在简化线性模型基础上分析了直流频率控制环节中的增益比例系数对于频率特性的影响。直流输电线路的送端和受端常规控制选取为定功率控制。设在 $t=0.2\text{ s}$ 楚雄直流输电线路负极发生单极闭锁, 损失输送功率2500 MW。在楚雄直流FLC中分别设置5套方案如下: 方案1为无FLC参与; 方案2为1回直流输电线路, $K_p=30$; 方案3为2回直流输电线路, $K_p=30$; 方案4为2回直流输电线路, $K_p=60$; 方案5为2回直流输电线路, $K_p=90$ 。

设置FLC频率控制器时均考虑云南电网实际情况只在送端系统设置频率控制器, 受端系统均不设置FLC。在同样直流闭锁条件下, 得到云南端楚雄换流站节点频率如图4所示。

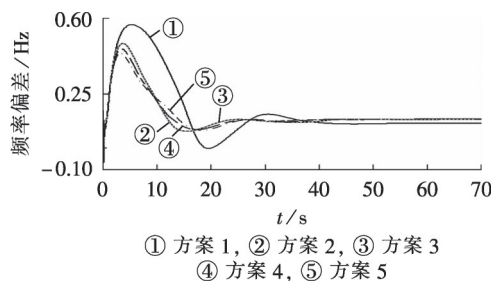


图4 不同 K_p 下楚雄换流站节点处频率变化量

Fig.4 Frequency variation of Chuxiong converter station with different values of K_p

不同方案所得送端换流站处频率峰值及到达时间、超调量、稳态值和调节时间(频率响应到达并保持终值 $\pm 5\%$ 内所需最短时间)如表1所示。

图4中, 在无FLC参与调频下的频率响应相较

表1 不同方案的频率特征值
Table 1 Characteristic value of frequency with different schemes

方案	频率 峰值 / Hz	峰值 时间 / s	频率 终值 / Hz	超调 量 / Hz	调节 时间 / s
1	50.568	5.19	50.113	0.455	39.03
2	50.482	3.76	50.132	0.349	41.14
3	50.482	3.76	50.132	0.349	41.14
4	50.457	3.57	50.133	0.324	37.62
5	50.437	3.42	50.134	0.302	36.04

于FLC参与调频下的频率响应波动大,峰值高出约15%~25%;表1也反映出FLC参与调频将对频率稳态偏差造成影响,频率超调量随比例放大系数增大而减小,同时频率稳定的调节时间也随之减少。

图5反映了FLC参与双回直流输电线路调频后的输送功率。图5中,无FLC参与调频情况下,单极闭锁后功率不变,仅通过发电机一次调频对频率进行调整但其调节能力有限,FLC参与调频后通过频率量测环节对直流线路两端交流节点频率进行采集,通过测量的节点频率差值对直流线传输功率进行调整,对送端的有功功率盈余增加外送从而将频率降低至FLC死区附近,再配合发电机一次调频能够更快达到频率稳定。

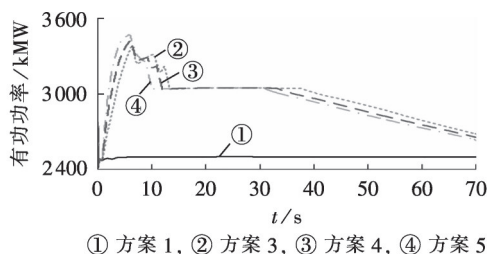


图5 不同 K_p 下楚雄换流站节点处有功功率

Fig.5 Active power of Chuxiong converter station with different values of K_p

通过仿真分析可以发现:

(1)由上文分析可知 K_p 在一定范围内增大,会为系统提供一定的正阻尼有助于系统频率稳定,减小送端频率峰值;

(2)随着 K_p 增大,系统遭受扰动后频率波动峰值相应减小并且峰值时间提前,频率超调量减少,频率静态偏差在直流频率调制参与调频后略微提高;

(3)FLC参与调频后,稳定调节时间随着 K_p 增大而缩短,但 K_p 较小时调节时间过长;考虑到频率峰值不能过高,波动较小且稳定调节时间短,优先考虑FLC加入调频的方案5。

4.2 FLC死区对频率的影响

上文分析中简化忽略了非线性环节,故对FLC死区对于送端频率的影响未作出明确的分析。联网条件下,根据直流调制和一次调频配合原则,FLC死区大于发电机一次调频死区,考虑到云南电网中水电机组调频死区多为 ± 0.05 Hz,因此设置FLC正向

死区段0.1~0.2 Hz及负向死区段-0.2~-0.1 Hz。在相同的楚雄直流输电线路单极闭锁故障下,设双回直流输电线路的动作死区分别为 ± 0.1 Hz、 ± 0.15 Hz和 ± 0.2 Hz,则楚雄换流站端的频率如图6所示。

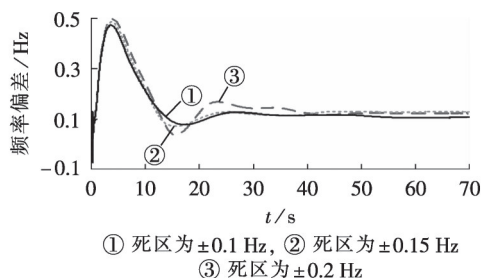


图6 不同死区下楚雄换流站节点处频率

Fig.6 Bus frequency of Chuxiong converter station with different deadbands

图6中,当系统扰动为楚雄直流发生单极闭锁时,死区大小实际对频率峰值有一定的影响,对频率静态偏差也造成影响。图7则反映了FLC死区不同时直流输电线路上的输送功率变化曲线。图中随着死区加大,FLC的复归时间(图中水平直线段)越来越小。其实质是由于FLC具有快速调节性,随着频率变化能够迅速改变功率调节量并将频率偏差限制在FLC死区附近。在复归过程中,调速器参与调频后将优先将发电机出力用于释放FLC调节功率,其中一次调频调节量 $\Delta P_{PF} = \Delta f / K_s$ 将受限于系统频率偏差。可以看出当FLC死区较小时,一次调频调节量受限无法释放FLC功率调节量,FLC的复归阶段越长,则直流输电线路处于过负荷阶段时间过长,不利于设备运行。

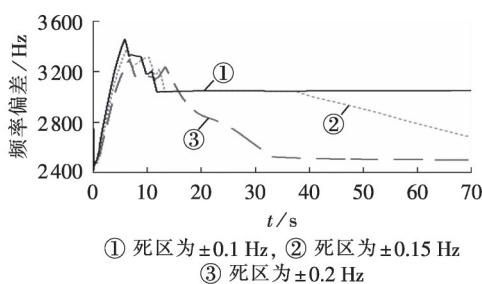


图7 不同死区下楚雄换流站节点处有功功率

Fig.7 Active power of Chuxiong converter station with different deadbands

因此,在联网状态下,考虑到一次调频和FLC配合问题,不建议将FLC死区设置过小,FLC死区过大虽然能够增大一次调频调节量,但会降低FLC灵敏度,建议设置正向死区段为0.15~0.20 Hz,负向死区段为-0.20~-0.15 Hz。

5 结论

本文基于直流潮流法,将直流FLC模型引入计

算,在考虑FLC模型下得出电网直流潮流的频率解析式,并与未考虑FLC的电网直流潮流频率解析式进行了对比,得出结论如下。

(1)在简化模型基础上分析了送端系统的静态频率偏差以及频率动态过程中的阻尼比、超调量等。在解析式分析和仿真验证下得出直流频率调制在参与调频后对送端系统频率动态的影响。但受解析模型复杂性限制将受端等值为负荷,未详细考虑受端系统的频率特性。

(2)直流频率调制参与调频后,送端系统的阻尼比增大,更有助于系统的频率稳定,减轻频率高频风险,稳定调节时间进一步缩短,稳态值也相应降低。扰动后的频率峰值会随着直流调制中比例放大系数的增加而降低,且对比无FLC参与调频峰值降低明显,能有效地防止送端(特别是惯性较小的送端系统)频率过高引发的高周切机,从而引发进一步连锁反应。

(3)FLC死区对频率峰值的影响较小,但FLC死区设置对于直流功率复归的影响明显。FLC设置过小会导致一次调频量受限,复归时间加长导致过负荷时间长,不利于系统的安全稳定运行。

附录见本刊网络版(<http://www.epae.cn>)。

参考文献:

- [1] 徐政. 交直流电力系统动态行为分析[M]. 北京:机械工业出版社,2004:2-5.
- [2] 李兴源. 高压直流输电系统的运行和控制[M]. 北京:科学出版社,1998:10-13.
- [3] 赵晓君. 高压直流输电工程技术[M]. 北京:中国电力出版社,2011:7-12.
- [4] 李伟,肖湘宁,陶顺,等. 特高压直流送端孤岛系统频率稳定控制[J]. 电力自动化设备,2018,38(11):197-203.
LI Wei, XIAO Xiangning, TAO Shun, et al. Frequency stability control for islanded UHVDC sending end system[J]. Electric Power Automation Equipment, 2018, 38(11): 197-203.
- [5] 梅勇,周剑,吕耀棠,等. 直流频率限制控制(FLC)功能在云南异步联网中的应用[J]. 中国电力,2017,50(10):64-70.
MEI Yong, ZHOU Jian, LÜ Yaotang, et al. Study on application of HVDC Frequency Limit Control (FLC) in asynchronously interconnected Yunnan grid[J]. Electric Power, 2017, 50(10): 64-70.
- [6] 彭俊春,周懋文. 异步联网后电网频率稳定影响因素研究[J]. 云南电力技术,2017(2):107-109.
PENG Junchun, ZHOU Maowen. Study on influence factors of frequency stability of power grid in asynchronous network[J]. Yunnan Electric Power, 2017(2): 107-109.
- [7] 周磊,张丹,刘福锁,等. 异步联网后云南电网的频率特性及高频切机方案[J]. 南方电网技术,2016,10(7):17-23.
ZHOU Lei, ZHANG Dan, LIU Fusuo, et al. Frequency characteristics of Yunnan power grid and corresponding over-frequency generator tripping scheme after asynchronous interconnection[J]. Southern Power System Technology, 2016, 10(7): 17-23.
- [8] 杜斌,柳勇军,涂亮,等. 糯扎渡直流频率限制控制器研究[J]. 南方电网技术,2016(5):27-31.
DU Bin, LIU Yongjun, TU Liang, et al. Study on the frequency limit control of Nuozhadu DC transmission project[J]. Southern Power System Technology, 2016(5): 27-31.
- [9] 陈亦平,程哲,张昆,等. 高压直流输电系统孤岛运行调频策略[J]. 中国电机工程学报,2013,33(4):96-102.
CHEN Yiping, CHENG Zhe, ZHANG Kun, et al. Frequency regulation strategy for islanding operation of HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2013, 33(4): 96-102.
- [10] 闵勇. 复杂扩展式电力系统中功率-频率动态过程的分析及低频减载装置整定[D]. 北京:清华大学,1990.
MIN Yong. Analysis of power-frequency dynamics and designation of underfrequency load shedding scheme in large scale multi-machine power systems[D]. Beijing: Tsinghua University, 1990.
- [11] 刘克天. 电力系统频率动态分析与自动切负荷控制研究[D]. 成都:西南交通大学,2014.
LIU Ketian. Analysis on power system frequency dynamics and study on auto load-shedding control[D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2014.
- [12] 李生虎,汪秀龙,朱国伟,等. 含VSC-HVDC电网扰动后暂态频率解析模型[J]. 合肥工业大学学报,2017,40(1):47-52.
LI Shenghu, WANG Xiulong, ZHU Guowei, et al. Analytical model of post-fault transient frequency in power system with VSC-HVDC[J]. Journal of Hefei University of Technology, 2017, 40(1): 47-52.
- [13] 李碧君,黄志龙,刘福锁,等. 直流紧急功率支援用于第三道防线的研究[J]. 中国电力,2016,49(6):72-77.
LI Bijun, HUANG Zhilong, LIU Fusuo, et al. A study on the emergency DC power support as the third defense of the power system[J]. Electric Power, 2016, 49(6): 72-77.
- [14] RAKHSHANI E, SADEH J. Practical viewpoints on load frequency control problem in a deregulated power system[J]. Energy Conversion & Management, 2010, 51(6): 1148-1156.
- [15] RAKHSHANI E, SADEH J. Reduced-order observer control for two-area LFC system after deregulation[J]. Control & Intelligent Systems, 2010, 38(4): 185-193.
- [16] 李常刚,刘玉田,张恒旭,等. 基于直流潮流的电力系统频率响应分析方法[J]. 中国电机工程学报,2009,29(34):36-41.
LI Changgang, LIU Yutian, ZHANG Hengxu, et al. Power system frequency response analysis based on the direct current loadflow[J]. Proceedings of the CSEE, 2009, 29(34): 36-41.
- [17] 王华伟,韩民晓,范园园,等. 呼辽直流孤岛运行方式下送端系统频率特性及控制策略[J]. 电网技术,2013,37(5):1401-1406.
WANG Huawei, HAN Minxiao, FAN Yuanyuan, et al. Sending end frequency characteristics under islanded operation mode of HVDC transmission system from HulunBuir to Liaoning and corresponding control strategy[J]. Power System Technology, 2013, 37(5): 1401-1406.
- [18] KUNDUR P. Power system stability and control[M]. New York, USA: McGraw-Hill, 1994: 813.
- [19] 唐欣,张武其,陈胜,等. 与VSC-HVDC连接的弱电网暂态频率偏移定量计算和调整方法[J]. 中国电机工程学报,2015,35(9):2170-2176.
TANG Xin, ZHANG Wuqi, CHEN Sheng, et al. Assessment

and regulation of transient frequency deviation in weak grid connected to VSC-HVDC[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(9):2170-2176.

作者简介:

高原(1993—),男,四川德阳人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统稳定与控制、电力系统频率动态(E-mail: 646689045@qq.com);

马宁宁(1987—),男,山东泰安人,博士研究生,通信作



高原

wang@swjtu.cn)。

者,研究方向为电力系统频率动态、扰动传播、风力发电等(E-mail: mnsdxt@163.com);

王德林(1970—),男,河南安阳人,副教授,博士研究生导师,博士,研究方向为电力系统机电动态、扰动传播、频率稳定与控制、连续体建模、风力发电等(E-mail: dl-

Impact of DC frequency modulation and modulation parameters on frequency characteristics of sending end in asynchronous interconnected power grid

GAO Yuan¹, MA Ningning¹, WANG Delin¹, SUN Ningjie¹, ZHOU Xin², WU Shuijun³, HE Peng²

(1. School of Electrical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China;

2. Electric Power Research Institute of Yunnan Power Grid Co., Ltd., Kunming 650217, China;

3. Yunnan Electric Power Test & Research Institute(Group) Co., Ltd., Kunming 650217, China)

Abstract: Based on DC(Direct Current) load flow method, the analytical expression of frequency response in sending end and damping ratio in FM(Frequency Modulation) system under the impact of DC FM are deduced in consideration of the function of hydro-turbine governor and DC FM. Then the frequency dynamic characteristics of sending end are studied, when the DC FM and the FM parameters is involved. Finally, the impact of DC FM on frequency changing characteristics in sending end with hydroelectric generators is analyzed under the asynchronous grid interconnection condition. A test system of Chuxiong-Suidong DC transmission project is established, which the simulative result verifies that DC FM method can not only suppress the peak disturbance frequency of the sending end effectively, but also maintain the frequency stability of sending end after participating in hydropower system FM.

Key words: asynchronous interconnection; frequency modulation; DC power transmission; DC frequency limit Controller; damping ratio

(上接第172页 continued from page 172)

DC fault characteristic analysis and recovery control strategy for hybrid cascaded HVDC system

YANG Shuo, ZHENG Anran, PENG Yi, GUO Chunyi, ZHAO Chengyong

(State Key Laboratory of Alternate Electrical Power System with Renewable Energy Sources, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The hybrid cascaded HVDC system composed of LCC at rectifier side and MMC in series with LCC at inverter side can realize DC fault ride-through, commutation failure suppression and large capacity power transmission. The model of hybrid cascaded HVDC system is established and an overall control strategy is designed. The dynamic characteristics of the system with step power are researched by PSCAD/EMTDC simulation software, which verifies the effectiveness of the proposed control strategy. The DC fault characteristics of the system are simulated and analyzed, and it is found that if proper measures are not taken, the over-current phenomenon caused by unbalanced current distribution between parallel MMCs when DC fault occurs and large fluctuation problem in system recovery process after fault clearing will appear, for which, a fault recovery control strategy during fault and after fault clearing is proposed, and simulation verifies the effectiveness of the control strategy.

Key words: hybrid cascaded HVDC system; power step characteristic; DC fault characteristic; recovery control strategy